

鋼板挿入ドリフトピン接合部における割裂破壊耐力推定法の提案

—大規模木造建築の設計法確立へのアプローチ—

主査 落合 陽*¹

委員 神戸 渡*², 中島 昌一*³, 岡本 滋史*⁴, 小林 研治*⁵,
瀧野 敦夫*⁶, 澤田 圭*⁷, 青木 謙治*⁸, 稲山 正弘*⁹

木造建築物において鋼板挿入ドリフトピン接合部は一般的に用いられる接合部であり、大地震時の破壊性状の一つとして割裂破壊することが知られているが、その耐力推定方法は確立されていない。本報では、ドリフトピンの曲げ変形を考慮した鋼板挿入ドリフトピン接合部の割裂強度推定法を提案し、実験によりその妥当性を検証した。その結果、本報での耐力推定法ではおおむね 30%以下の精度で割裂耐力の推定ができた。ただし、材厚が 120mm を超える接合部では安全側ではあるものの過小評価となるといった課題も残った。

キーワード：1) 割裂, 2) 木造建築, 3) 接合部, 4) 耐力推定法, 5) ドリフトピン, 6) 繊維方向

RESEARCH ON PROPOSING EVALUATION METHOD OF SPLITTING STRENGTH ON THE DRIFT-PINNED JOINT WITH STEEL INSERTED PLATE.

-An approach to establishing design methods for large wooden buildings-

Ch. Yo Ochiai

Mem. Wataru Kambe, Shoichi Nakashima, Shigefumi Okamoto, Kenji Kobayashi,
Atsuo Takino, Kei Sawata, Kenji Aoki, Masahiro Inayama

Drift-pinned joints with steel inserted plate are commonly used in wooden buildings, and it is known that these kinds of joints are failed by splitting at earthquakes, but there is no authorized method to estimate their strength. In this paper, the evaluation method of splitting strength on the joints was proposed, and verified its validity by experiments. The results showed the method can estimate the splitting strength with less than 30% accuracy. However, there also remained the issue that the strength was underestimated at the joints with a thickness of 120 mm, although it was on the safe side.

1.はじめに

昨今、環境配慮の観点から、世界中でエコマテリアルが注目されている。特に建設業界ではエコマテリアルである木材がかつてないほど脚光を浴びており、国内ではデザインコンペ等で相次いで木造設計案が採択となっている。その動きに伴い、これまで木造建築物はこれまでの住宅規模より大きい、公共施設・事務所といった、いわゆる中大規模木造建築物が相次いで建設されている。

中大規模木造建築物は、従来の住宅規模と比べ、自重及び地震力が極めて大きくなるため、十分に安全に留意した設計を行う必要がある。一般的に建築規模が大きい

場合、保有耐力計算・限界耐力計算・時刻歴応答解析といった高度な構造設計手法によって安全を確認するが、木造建築ではそれらの設計法が未だ確立されておらず、その要因の一つに、木材の基礎物性については不明な部分が多く、部材レベルであっても耐力の予測が難しいということがある。例えば、「割裂破壊」も明らかになっていない木材の基礎物性の一つで、筆者らはこれまでに割裂破壊の解明に関する研究を進めている。割裂破壊は「木材が繊維方向と直交方向に引き裂かれる破壊現象」で、急激な耐力低下を起こす可能性があり、割裂耐力推定法やそれに対する設計法を提案することは喫緊の課題であ

*¹ 東京大学大学院 農学生命科学研究科 助教 博士 (農学) *² 関東学院大学 建築・環境学部 准教授 博士 (工学)

*³ 国立研究開発法人 建築研究所 主任研究員 博士 (農学) *⁴ 大阪市立大学大学院 生活科学研究科 講師 博士 (工学)

*⁵ 静岡大学 農学部 准教授 博士 (農学) *⁶ 奈良女子大学 生活環境学部 准教授 博士 (工学)

*⁷ 北海道大学大学院 農学研究院 講師 博士 (農学) *⁸ 東京大学大学院 農学生命科学研究科 准教授 博士 (農学)

*⁹ 東京大学大学院 農学生命科学研究科 教授 博士 (工学)

る。

木造建築物における割裂破壊の研究は数多く存在する。Van der Putらは、破壊力学を基にしたボルト接合部における割裂耐力推定式を提案^{文1)}し、これは欧州の設計規準である Eurocode 5^{文2)}や国内の設計規準である木質構造設計規準・同解説^{文3)}にも採用されている。しかし、Van der Put 式は木材の繊維直交方向に荷重が加わる状況を想定し、繊維方向荷重時の耐力推定を行うことは出来ない。一方で、田中らは鋼板添え板ボルト接合部の繊維方向加力時における割裂耐力推定法の提案を行った^{文4)}、^{文5)}。しかし、この提案式は実験による回帰式で汎用性に乏しい。すなわち、これまでの研究での課題は“(地震時の変動軸力といった)繊維方向荷重時に対する理論的な割裂耐力推定、およびそれに対する設計が出来ない”ということである。そこで、筆者らは既往の研究で鋼板添え板ドリフトピン接合部の繊維方向荷重時における理論に基づいた割裂耐力推定式を提案した^{文6)}、^{文9)}。この研究は、接合具の曲げ変形を考慮することで汎用的に実際の接合部にも適用できるという点で、先行研究と比べ画期的であった。

本研究は、既往の理論^{文6)}、^{文9)}を応用して、木造建築物において一般的に使用されている鋼板挿入ドリフトピン接合部における繊維方向荷重時の割裂破壊耐力推定法を提案し、実験によって検証することを目的とする。

2.鋼板挿入ドリフトピン接合部における耐力推定法

鋼板挿入ドリフトピン接合部における耐力推定法は既往の研究の理論^{文6)}、^{文9)}を基に提案を行う。その理論の骨子は、荷重の増大に伴いドリフトピンが変形し、それにより支圧応力度の分布が変化する、そして支圧応力度の最大値が母材の支圧強度に達した時点で割裂が発生する、というものであった。

既往の研究^{文6)}、^{文9)}によると、まず、木材の材厚が無視できるものとして考え接合部の縁距離の長短について着目すると、図 2-1 のように縁距離が短い場合は、割裂発生後、木材の縁断面が小さいため、割裂の破断面から木材が開きドリフトピンが滑る。そのため、割裂発生以降は急激に耐力が失われる。一方で、図 2-2 のように縁距離が長い場合は、割裂発生後の木材の縁断面が大きいいため、木材の開きが縁距離の短い場合に比べ抑制され、ドリフトピンの滑落が生じない。そのため、割裂発生以降も耐力が保持され、高い靱性を持つ。

そして、その考えを基に木材の材厚が実際のように長くなった場合を考えると、縁距離が短い場合は、図 2-3 のように割裂が進展し、応力の分布が推移していくと考えられる。すなわち、割裂が発生すると割裂が生じた範囲は急激に耐力が低下する。そして割裂の進展とともに耐力を失っていき、割裂が断面の全体に及ぶと、接合具が

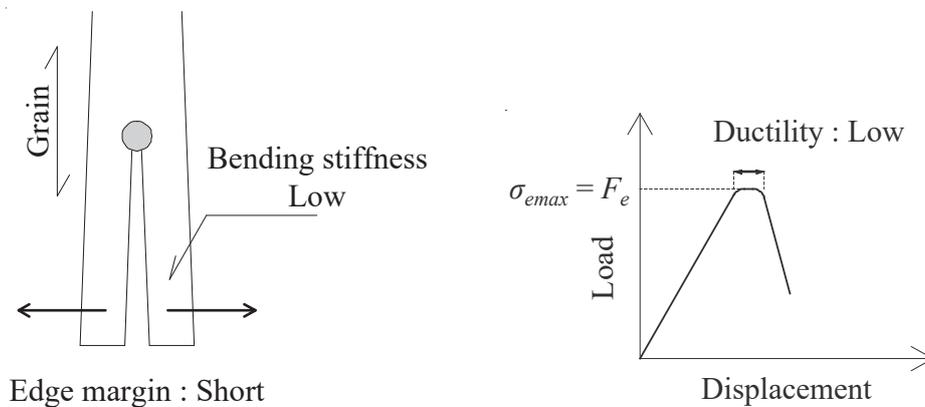


図 2-1 縁距離が十分にとれていない場合の割裂破壊の概念図と荷重-変形関係

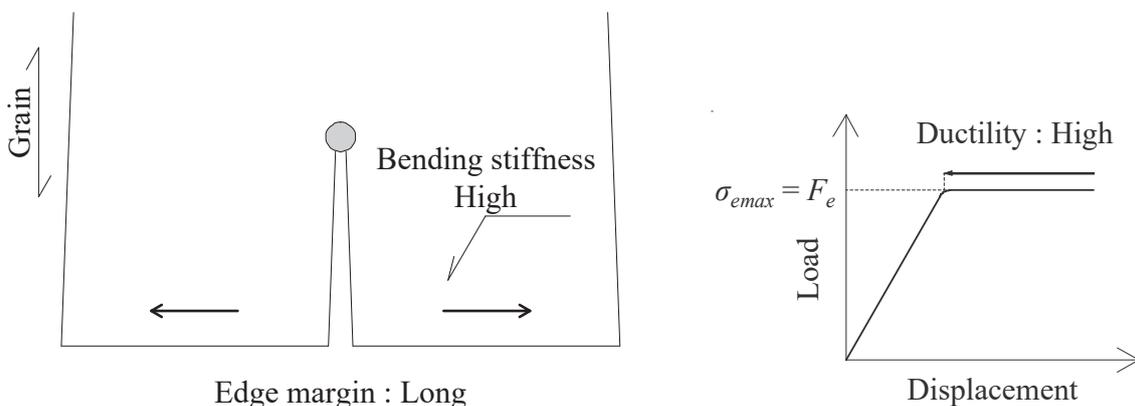


図 2-2 縁距離が十分にとれている場合の割裂破壊の概念図と荷重-変形関係

支持できなくなり耐力を消失する。一方で、縁距離が長い場合は、図 2-4 のように割裂が進展しても、木材の開きが生じず、接合具が支持されるため、耐力が低下しない。実際にはこれらのケースの間のような挙動になる

と考えられ、図 2-5 のように応力の分布が推移する。

上記の考え方を基に、鋼板挿入ドリフトピン接合での割裂破壊推定式の提案を行う。

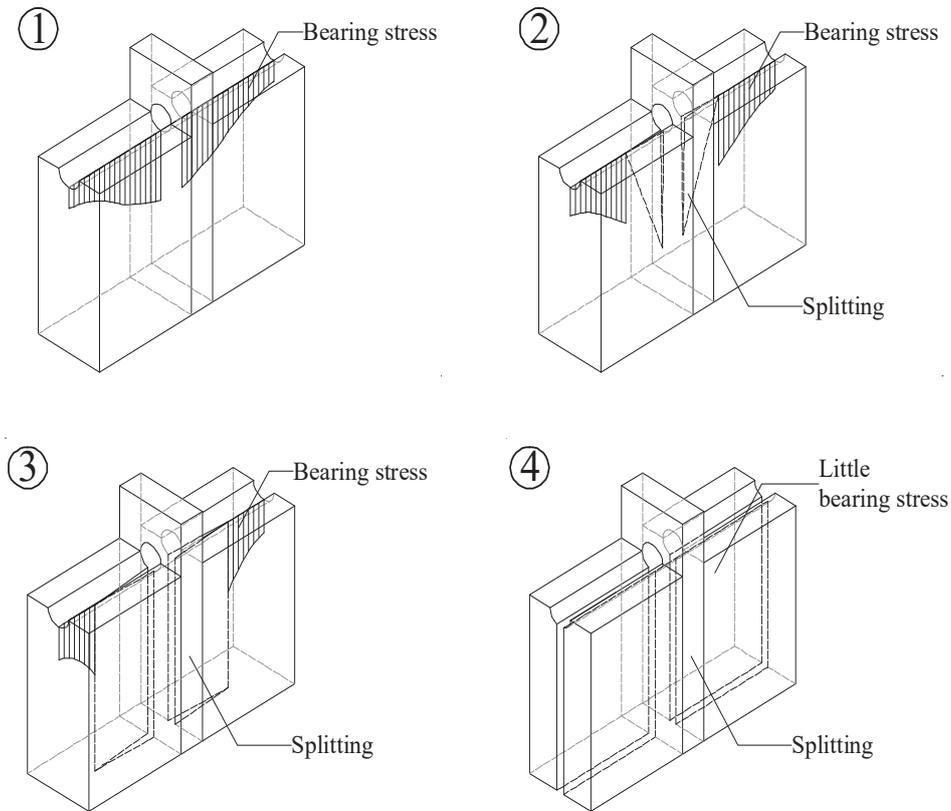


図 2-3 縁距離が十分に取れていない場合の鋼板挿入ドリフトピン接合部における割裂破壊発生メカニズム

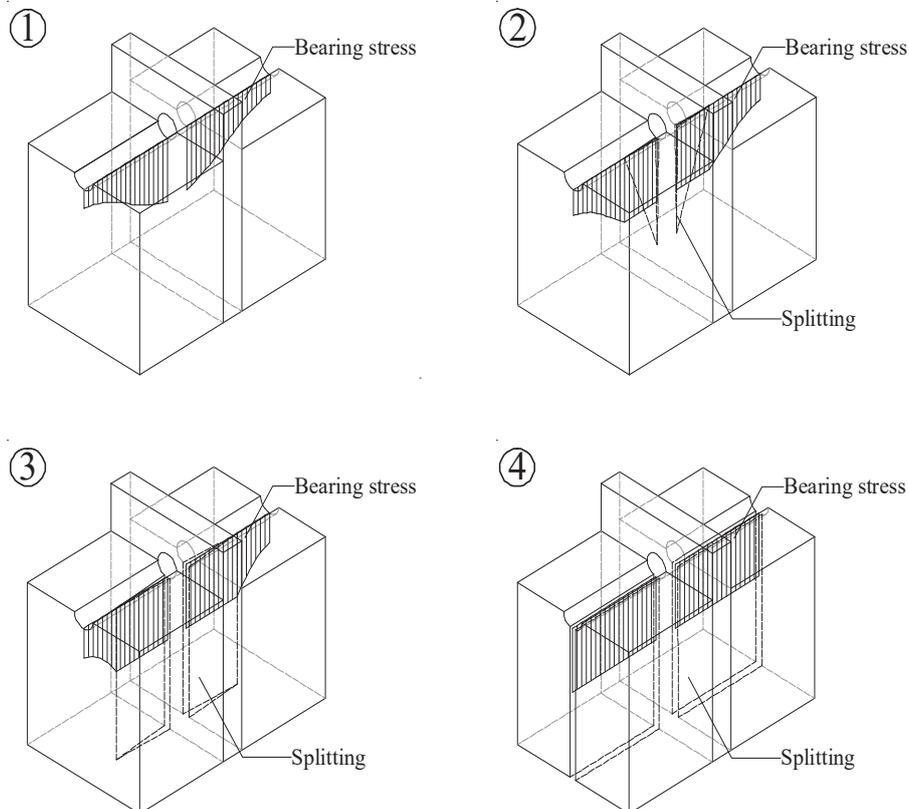


図 2-4 縁距離が十分に取れている場合の鋼板挿入ドリフトピン接合部における割裂破壊発生メカニズム

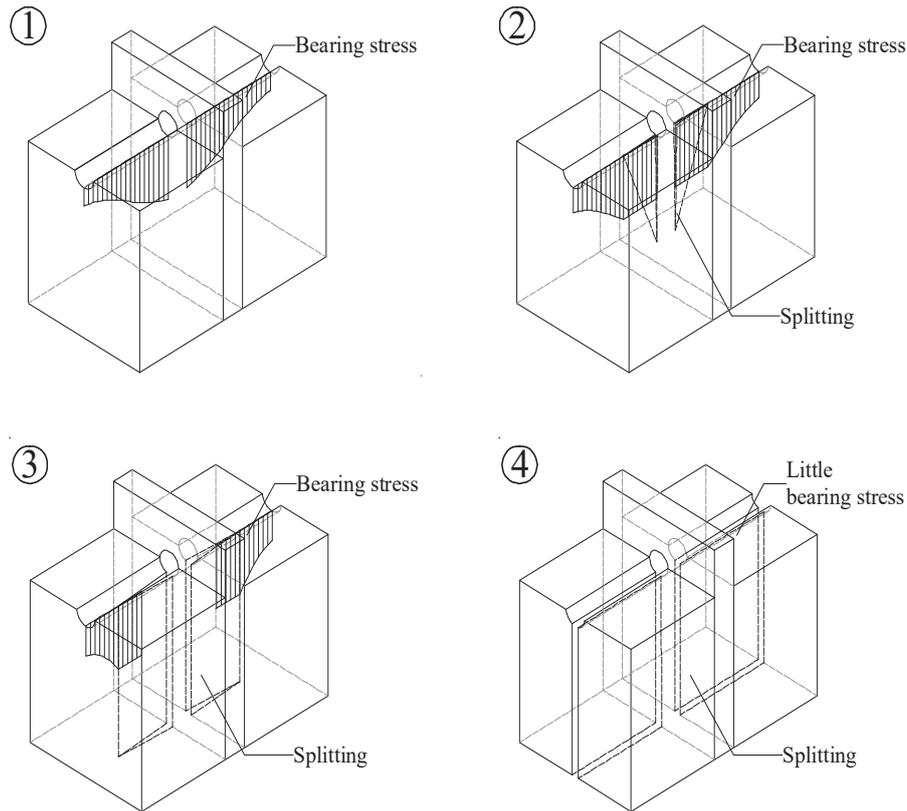


図 2-5 実際の鋼板挿入ドリフトピン接合部における割裂破壊発生メカニズム

まず、弾性床理論の基本式から接合具が荷重を負担した時のたわみ曲線は(1)式の微分方程式の解として表される。

$$EI \frac{d^4 y}{dx^4} + kdy = 0 \quad (1)$$

ここで、 E : 接合具のヤング係数 (N/mm^2)、 I : 接合具の断面二次モーメント (mm^4)、 k : 木材の面圧定数 (N/mm^3)、 d : 接合具径 (mm)、 x : 母材外縁からの距離 (mm)、 y : 図 2-6 に示す x 位置でのたわみ量 (mm)

そして(1)式における近似解 y を、未定係数 A_i を用いた 5 次の多項式として(2)式のように表現する。

$$y = \sum_{i=0}^5 A_i x^i \quad (2)$$

(2)式中の 6 つの係数を決定するため、蒲池らの研究¹⁰⁾より最適化条件から次式に示す条件より近似解を導く。

$$\begin{aligned} \theta\left(\frac{t}{2}\right) &= 0, Q(0) = 0 \\ Q\left(\frac{t}{2}\right) &= \frac{P}{2}, M(0) = 0 \\ \int_0^{\frac{t}{2}} \left(EI \frac{d^4 y}{dx^4} + kdy \right) dx &= 0 \\ \int_0^{\frac{t}{4}} \left(EI \frac{d^4 y}{dx^4} + kdy \right) dx &= 0 \end{aligned} \quad (3)$$

ここで、 θ : たわみ角の近似値 ($^\circ$)、 $Q(x)$: せん断力の近似解 (N)

(3)式から未定係数に関する連立方程式を解くことで、変形量の近似解を(4),(5)式のように求めることができる。

$$y = P \left(\frac{1}{kdt} + \frac{13\alpha - 27}{5760EI} t^3 - \frac{\alpha - 2}{96EI} t^2 x + \frac{\alpha - 1}{24EI t} x^4 - \frac{\alpha}{30EI t^2} x^5 \right) \quad (4)$$

$$\alpha = \frac{1}{0.46 + 11.60 Ed^3 / kt^4} \quad (5)$$

曲げモーメントおよびせん断力の近似解は(5)式のパラメータ α を用いて、次式のようにそれぞれ表すことができる。

$$M(x) = P \left(-\frac{\alpha - 1}{2t} x^2 + \frac{2\alpha}{3t^2} x^3 \right) \quad (6)$$

$$Q(x) = P \left(-\frac{\alpha - 1}{t} x + \frac{2\alpha}{t^2} x^2 \right) \quad (7)$$

ここで、 $M(x)$: 曲げモーメントの近似解 ($\text{N} \cdot \text{mm}$)
任意位置 x での支圧応力度は(7)式で示されるせん断力を微分し、接合具直径で除することで算出でき、(8)式で表される。

$$\begin{aligned} \sigma_e(x) &= \frac{1}{d} \lim_{\Delta x \rightarrow 0} \frac{Q(x + \Delta x) - Q(x)}{\Delta x} \\ &= \frac{P}{d} \left(\frac{4\alpha}{t^2} x - \frac{\alpha - 1}{t} \right) \end{aligned} \quad (8)$$

$x=t/2$ の時、支圧応力度が最大になるのは明らかなので、

$$\sigma_{emax} = \sigma_e \left(\frac{t}{2} \right) = \frac{P}{d} \left(\frac{\alpha + 1}{t} \right) \quad (9)$$

既報^{文6)・文9)}より、支圧応力度が支圧強度に達した時に割裂が発生すると考えられ、その条件式は(10)式となる。

$$\sigma_{emax} = F_e \quad (10)$$

ここで、 F_e ：支圧強度 (N/mm²)

また、ドリフトピン接合における支圧強度は Eurocode5^{文2)}より(11)式で表される。

$$F_e = 82(1 - 0.01d) \cdot \gamma \quad (11)$$

ここで、 γ ：木材の比重

(9)式と(10)式を連立して解くことによって、鋼板挿入ドリフトピン接合部における割裂耐力算定式を導くことができる。

$$P_{split} = \frac{F_e \cdot d \cdot t}{\alpha + 1} \quad (12)$$

ここで、 P_{split} ：割裂耐力 (N)

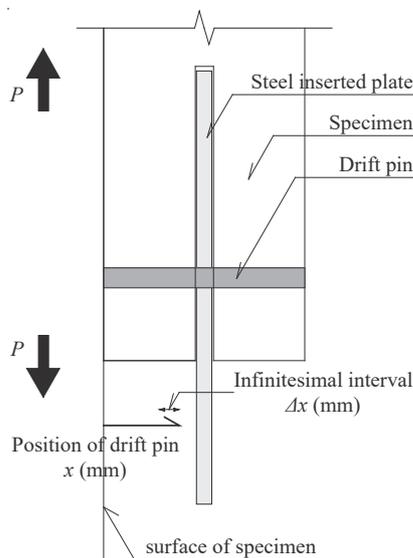


図 2-6 接合部における x の位置

3.鋼板挿入ドリフトピン接合部の割裂試験

3.1 試験方法

2章で提案した割裂耐力推定式の検証のために、鋼板挿入ドリフトピン接合部の引張試験を実施した。試験体は図 3-1・セットアップを写真 3-1 に示す。鋼板挿入式ドリフトピン接合部を模した試験体に、繊維方向に一方単調加力を行い、試験体下部のドリフトピン孔から割裂を発生させる形式とした。すなわち、試験体上部はビスを多数本打つことで固定し、試験体下部は 1 本のドリフト

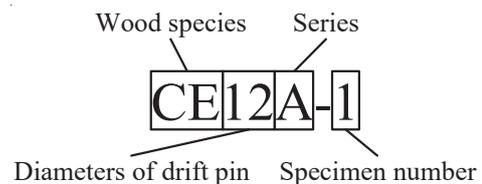


図 3-2 試験体名称の説明

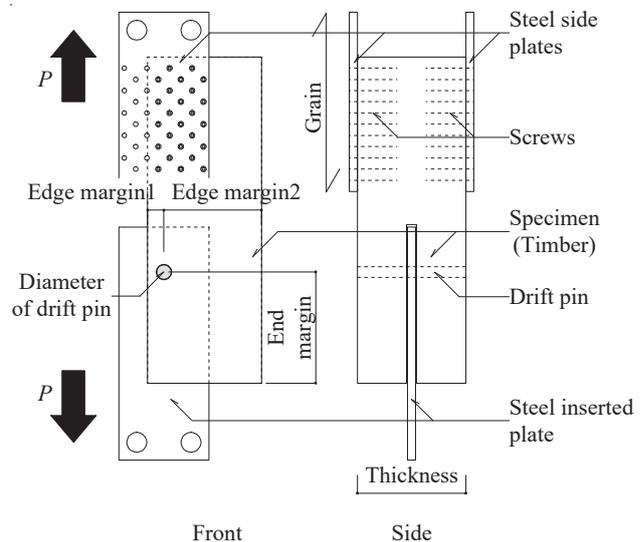


図 3-1 試験体概念図

表 3-1 割裂破壊試験体パラメータ (CE12 シリーズ/スギ・ドリフトピン ϕ 12)

Series	Wood species	Diameter of drift pin : d (mm)	End margin	Edge margin		Thickness (mm)	Density (g/cm ³)	Number of specimen
				1	2			
CE12Q	Japanese cedar (CE)	12	$7d$	$1.5d$	$1.5d$	30	0.46	6
CE12R				$1.5d$	$1.5d$			
CE12S				$9d$	$9d$			
CE12T				$1.5d$	$1.5d$	60	0.47	
CE12U				$1.5d$	$1.5d$			
CE12V				$9d$	$9d$			
CE12W				$1.5d$	$1.5d$	90	0.48	
CE12X				$1.5d$	$1.5d$			
CE12Y				$9d$	$9d$			
CE12A				$1.5d$	$1.5d$	120	0.45	
CE12D				$1.5d$	$1.5d$			
CE12G				$9d$	$9d$			

トピン接合部のみとする。その試験体に引張荷重を加えることによって、接合部の強度が弱い下部のドリフトピン接合部の孔から割裂破壊が生じる、ということである。

試験体下部の鋼板挿入ドリフトピン接合部に用いる鋼材については、鋼板の材質は S45C で厚 9mm, ドリフトピンの材質は SS400 とした。母材のパラメータは表 3-

表 3-2 割裂破壊試験体パラメータ (CE16 シリーズ/スギ・ドリフトピン $\phi 16$)

Series	Wood species	Diameter of drift pin : d (mm)	End margin	Edge margin		Thickness (mm)	Density (g/cm^3)	Number of specimen
				1	2			
CE16Q	Japanese cedar (CE)	16	$7d$	$1.5d$	$1.5d$	30	0.29	6
CE16R				$9d$	$9d$		0.29	
CE16S				$9d$	$9d$		0.45	
CE16T				$1.5d$	$1.5d$	60	0.28	
CE16U				$9d$	$9d$		0.32	
CE16V				$9d$	$9d$		0.44	
CE16W				$1.5d$	$1.5d$	90	0.34	
CE16X				$9d$	$9d$		0.34	
CE16Y				$9d$	$9d$		0.41	
CE16A				$1.5d$	$1.5d$	120	0.40	
CE16D				$9d$	$9d$		0.45	
CE16G				$9d$	$9d$		0.37	

表 3-3 割裂破壊試験体パラメータ (CY12 シリーズ/ヒノキ・ドリフトピン $\phi 12$)

Series	Wood species	Diameter of drift pin : d (mm)	End margin	Edge margin		Thickness (mm)	Density (g/cm^3)	Number of specimen
				1	2			
CY12Q	Japanese cypress (CY)	12	$7d$	$1.5d$	$1.5d$	30	0.47	6
CY12R				$9d$	$9d$		0.48	
CY12S				$9d$	$9d$		0.56	
CY12T				$1.5d$	$1.5d$	60	0.47	
CY12U				$9d$	$9d$		0.50	
CY12V				$9d$	$9d$		0.59	
CY12W				$1.5d$	$1.5d$	90	0.49	
CY12X				$9d$	$9d$		0.48	
CY12Y				$9d$	$9d$		0.53	
CY12A				$1.5d$	$1.5d$	120	0.50	
CY12D				$9d$	$9d$		0.54	
CY12G				$9d$	$9d$		0.59	

表 3-4 割裂破壊試験体パラメータ (CY16 シリーズ/ヒノキ・ドリフトピン $\phi 16$)

Series	Wood species	Diameter of drift pin : d (mm)	End margin	Edge margin		Thickness (mm)	Density (g/cm^3)	Number of specimen
				1	2			
CY16Q	Japanese cypress (CY)	16	$7d$	$1.5d$	$1.5d$	30	0.49	6
CY16R				$9d$	$9d$		0.48	
CY16S				$9d$	$9d$		0.48	
CY16T				$1.5d$	$1.5d$	60	0.47	
CY16U				$9d$	$9d$		0.49	
CY16V				$9d$	$9d$		0.48	
CY16W				$1.5d$	$1.5d$	90	0.43	
CY16X				$9d$	$9d$		0.48	
CY16Y				$9d$	$9d$		0.51	
CY16A				$1.5d$	$1.5d$	120	0.41	
CY16D				$9d$	$9d$		0.42	
CY16G				$9d$	$9d$		0.44	

1~3-4に示すように、ドリフトピン径 ($\phi 12/16$), 縁距離 ($1.5d-1.5d/1.5d-9d/9d-9d$), 材厚 (30/60/90/120mm), 樹種 (スギ無等級材・ヤング率 7524N/mm^2 ・密度 0.41g/cm^3 ・含水率 13.22%/ヒノキ無等級材・ヤング率 10388N/mm^2 ・密度 0.49g/cm^3 ・含水率 11.58% ※ヤング率・密度・含水率は各試験体の平均値)とし, 縁距離 ($7d$), 試験体数 (各仕様 6 体) は固定とした。また母材に設けたスリット厚は鋼板から 2mm のクリアランスを見込み 11mm とした。試験体名称は図 3-2 に倣って名付けた。加力速度は 2mm/min とした。試験時には荷重及び鋼板-母材間の相対変位を計測した。

3.2 試験結果

試験結果の破壊性状, 縦割裂強度の実験値及び計算値をまとめた表を表 3-5~3-8 に示す。なお, 本報における縦割裂強度は試験での最大荷重とした。試験体の破壊性状は写真 3-2~3-4 に示すような割裂破壊・せん断破壊・引張破壊であった。割裂破壊は破断面が 1 面となる破壊, せん断破壊は破断面が 2 面となる破壊であるが, 破断面が 1 面となる破壊が先行し, その後にもう 1 面破断が生じ, 結果的には断面が 2 面となる破壊が生じる場合もある。このような破壊は材厚が厚い試験体で顕著にみられた。これらの破壊形態は非常に判断が難しいため, 本報ではいずれも“Splitting failure”としている。引張破壊は主にスギ製材かつ縁距離が短い試験体で観察された。

スギでドリフトピン $\phi 12$ を用いた試験体 CE12 シリーズでは, 縁距離が $1.5d-1.5d$ の試験体では引張破壊が多く観察され, それ以外の試験体では割裂破壊が生じた。ただし, 試験体の破壊性状による耐力の差はほとんど見られなかった。材厚が厚くなるほど耐力が上昇する傾向が見られ, 材厚が 30mm~90mm の試験体では材厚と耐力が概ね比例関係となり, $5\text{kN}\sim 22\text{kN}$ で推移した。しかし, 材厚が 120mm の試験体では耐力が平均して 20kN 程度であった。また, 材厚が 120mm の試験体に限り, 縁距離が $9d-9d$ の試験体は, それ以外の試験体に比べ, 25%程度耐力が上昇する傾向が見られた。これは, 既報^(文6・文9)で報告した縁距離と材厚の共働による耐力上昇効果であると言える。

スギでドリフトピン $\phi 16$ を用いた試験体 CE16 シリーズでも, 破壊性状について CE12 と同様の傾向が見られ, その耐力についても破壊性状による差がないと言える。通常だとドリフトピン径が大きくなるほど, 耐力は上昇するが, 材厚が 90mm 以下の試験体は母材の密度が CE12 に比べ低く, そのため一部の試験体では CE12 よりも耐力が小さいものもあった。材厚と耐力の差について, この仕様では材厚が 30mm~120mm に増加するにつれて耐力も比例的に上昇した。これはスギを母材に用いた場合で, ドリフトピンが $\phi 16$ の場合は母材のヤング率が低い



写真 3-1 割裂試験試験体セットアップ



写真 3-2 破断面が 1 面の割裂破壊



写真 3-3 破断面が 2 面のせん断破壊

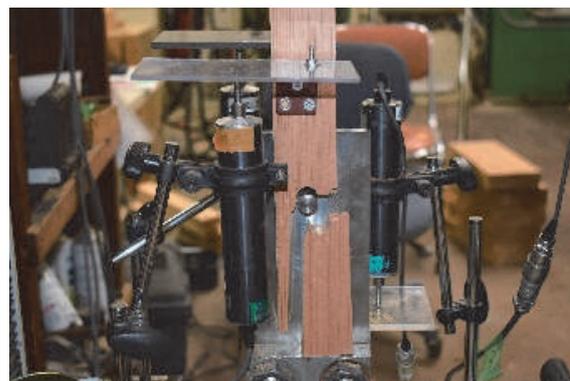


写真 3-4 母材の引張破壊

こととドリフトピンの曲げ剛性が高いことでその他の仕様と比べ接合具の曲げ変形が生じづらく、応力が均一に分布するためだと考えられる。

ヒノキでドリフトピンφ12を用いた試験体CY12シリーズは、CE12シリーズと似た傾向を示しつつも、20～30%程度耐力が大きい傾向が見られた。すなわち、耐力については材厚30mm～90mmの試験体は材厚に比例して耐力が上昇する傾向が見られ、材厚120mmの試験体では耐力が頭打ちとなったが、樹種による差が耐力に影響を及ぼしたと考えられる。また、縁距離が9d-9dの試験体は同じ材厚の試験体に対して約10%耐力が上昇する傾向があった。破壊性状については縁距離が短い試験体

表 3-5 割裂試験結果 (CE12 シリーズ)

Series	Average maximum load (kN)	Main failure mode
CE12Q	5.53	Splitting / Tensile
CE12R	6.15	Splitting
CE12S	5.33	Splitting
CE12T	14.08	Splitting / Tensile
CE12U	16.77	Splitting
CE12V	15.12	Splitting
CE12W	21.77	Splitting / Tensile
CE12X	23.18	Splitting / Tensile
CE12Y	22.99	Splitting
CE12A	20.07	Splitting / Tensile
CE12D	20.61	Splitting
CE12G	25.17	Splitting

表 3-7 割裂試験結果 (CY12 シリーズ)

Series	Average maximum load (kN)	Main failure mode
CY12Q	7.23	Splitting
CY12R	7.52	Splitting
CY12S	8.32	Splitting
CY12T	22.94	Splitting
CY12U	22.80	Splitting
CY12V	24.18	Splitting
CY12W	26.84	Splitting / Tensile
CY12X	26.99	Splitting
CY12Y	30.04	Splitting
CY12A	29.58	Splitting
CY12D	30.15	Splitting
CY12G	33.17	Splitting

であっても引張破壊はほとんど見られなかった。

ヒノキでドリフトピンφ16を用いた試験体CY16シリーズは、縁距離が短い試験体であっても引張破壊を生じなかった。CY12シリーズと併せて、ヒノキは引張強度の高い樹種であると推察できる。CY12と比べ、ドリフトピン径が大きくなっているため、耐力も平均して40%程度上昇した。ヒノキはスギと比べ密度やヤング率が高いため、ドリフトピンの曲げが生じやすい。そのため、CE16とは異なり材厚120mmの試験体でもドリフトピンの曲げが生じ、耐力が頭打ちになった。また材厚90mm以上の試験体では縁距離と材厚の共働効果^{文(6) 文(9)}による耐力上昇が見られた。

表 3-6 割裂試験結果 (CE16 シリーズ)

Series	Average maximum load (kN)	Main failure mode
CE16Q	4.94	Splitting
CE16R	3.93	Splitting
CE16S	6.89	Splitting
CE16T	13.59	Splitting / Tensile
CE16U	12.72	Splitting / Tensile
CE16V	16.07	Splitting
CE16W	24.24	Splitting
CE16X	24.06	Splitting
CE16Y	28.04	Splitting
CE16A	38.89	Splitting
CE16D	33.43	Splitting / Tensile
CE16G	40.21	Splitting

表 3-8 割裂試験結果 (CY16 シリーズ)

Series	Average maximum load (kN)	Main failure mode
CY16Q	11.87	Splitting
CY16R	11.03	Splitting
CY16S	8.41	Splitting
CY16T	33.84	Splitting
CY16U	26.75	Splitting
CY16V	26.69	Splitting
CY16W	43.50	Splitting
CY16X	37.34	Splitting
CY16Y	52.92	Splitting
CY16A	45.06	Splitting
CY16D	43.19	Splitting
CY16G	49.54	Splitting

パラメータ毎の割裂耐力についての大局的な傾向として、ヒノキを使用した試験体は、スギを使用した試験体に比べ、割裂耐力が大きくなる傾向が見られた。また材厚が厚くなるにつれ、耐力が上昇する傾向があったが、必ずしも比例関係にはなっておらず、特に材厚が 90mm と 120mm の試験体の差は少ない傾向が観察された。縁距離については破壊性状に影響を及ぼすが、耐力にはほとんど影響を及ぼさなかった。ドリフトピン径は径が太

表 4-1 実験値と推定値の比較 (CE12 シリーズ)

Series	Splitting strength	
	Experimental value (kN)	Evaluated value (kN)
CE12Q	5.53	7.56
CE12R	6.15	7.39
CE12S	5.33	7.72
CE12T	14.08	18.36
CE12U	16.77	18.76
CE12V	15.12	19.16
CE12W	21.77	22.55
CE12X	23.18	23.05
CE12Y	22.99	21.04
CE12A	20.07	19.68
CE12D	20.61	18.69
CE12G	25.17	24.10

表 4-3 実験値と推定値の比較 (CY12 シリーズ)

Series	Splitting strength	
	Experimental value (kN)	Evaluated value (kN)
CY12Q	7.23	7.72
CY12R	7.52	7.88
CY12S	8.32	9.19
CY12T	22.94	18.36
CY12U	22.80	19.53
CY12V	24.18	23.05
CY12W	26.84	22.74
CY12X	26.99	22.28
CY12Y	30.04	24.60
CY12A	29.58	22.55
CY12D	30.15	24.35
CY12G	33.17	26.61

くなるほどが上昇し、概ね径の太さの比に比例した。

4.実験値と推定値の比較

2章で提案した推定値と実験値の比較結果を表 4-11～4-4 に示す。推定値の計算には基準支圧強度 F_e 及び面圧定数 k が既知である必要がある。基準支圧強度については実測した試験体の密度を基に 2章の(11)式で表される Eurocode5 式^{文2)}で算出した。また面圧定数は実測した試

表 4-2 実験値と推定値の比較 (CE16 シリーズ)

Series	Splitting strength	
	Experimental value (kN)	Evaluated value (kN)
CE16Q	4.94	6.07
CE16R	3.93	6.07
CE16S	6.89	9.42
CE16T	13.59	14.80
CE16U	12.72	16.92
CE16V	16.07	23.26
CE16W	24.24	26.04
CE16X	24.06	26.04
CE16Y	28.04	31.40
CE16A	38.89	33.70
CE16D	33.43	37.92
CE16G	40.21	31.18

表 4-4 実験値と推定値の比較 (CY16 シリーズ)

Series	Splitting strength	
	Experimental value (kN)	Evaluated value (kN)
CY16Q	11.87	10.25
CY16R	11.03	10.04
CY16S	8.41	10.04
CY16T	33.84	24.66
CY16U	26.75	25.70
CY16V	26.69	25.18
CY16W	43.50	31.61
CY16X	37.34	35.28
CY16Y	52.92	37.49
CY16A	45.06	31.84
CY16D	43.19	32.61
CY16G	49.54	34.17

験体のヤング係数から(13)式で表される平井・小松式^{文11)}、^{文12)}より算出した。

$$k = E / (31.6 + 10.9d) \quad (13)$$

なお、本研究は繊維方向加力時の割裂強度を対象としているため、繊維方向の面圧定数の計算式を掲載するのみとする。

また推定値の計算での試験体厚 t は試験体厚からスリット厚を差し引いた値とした。

実験値と推定値は概ね 30%以内の誤差に収まる範囲で良好に推定できたが、特に材厚が 120mm の試験体では、安全側の評価ではあるものの、推定値が実験に対して過少に評価される場合が多かった。特に CY16 シリーズでは最大で 45%過少に評価された。図 4-1~4-4 は推定値と実験値をプロットしたグラフであるが、上述した CY16 の材厚 120mm の試験体以外は概ね精度よく推定できていると言える。

5.まとめ

既往の研究を応用し鋼板挿入ドリフトピン接合部が繊維方向に荷重を負担した場合における、割裂耐力の推定式を提案した。この研究はドリフトピンの曲げ変形を考慮することで、汎用的に実際の接合部にも適用できる点

で先行研究と比べ画期的な研究であると言える。そして鋼板挿入ドリフトピン接合部の引張試験を行い、推定式の妥当性を確認した。実験では縁距離の短い試験体では引張破壊した試験体があったものの、ほとんどの試験体は割裂破壊で耐力が低下した。推定式は概ね 30%以下の精度で耐力が推定できた。しかし、材厚が大きい 120mm の試験体では安全側の評価であるものの、最大で 45%過少評価となった。この点が今後改善すべき課題であると言える。

<参考文献>

- 1) Van der Put, T. A. C. M., Leijten A. J. M.: Evaluation of perpendicular to grain failure of beams caused by concentrated loads of joints. Proceeding of the 33rd Meeting of CIB-W18, Paper 33-7-7 (2000)
- 2) Eurocode 5: Design of timber structures, European Commission (2002)
- 3) 木質構造設計規準・同解説-許容応力度・許容耐力設計法-。日本建築学会編、丸善、東京、2006
- 4) 田中勝、宮澤健二：鋼板添え板ボルト接合部のせん断試験-縁端距離が耐力性状に及ぼす影響についての一考察。構造工学論文集, 50B, pp.303-308 (2004)

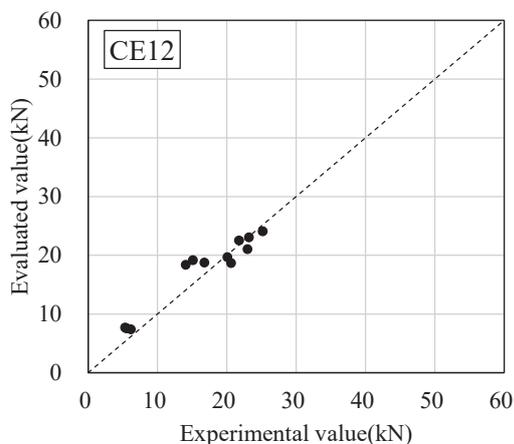


図 4-1 実験値と推定値の比較 (CE12 シリーズ)

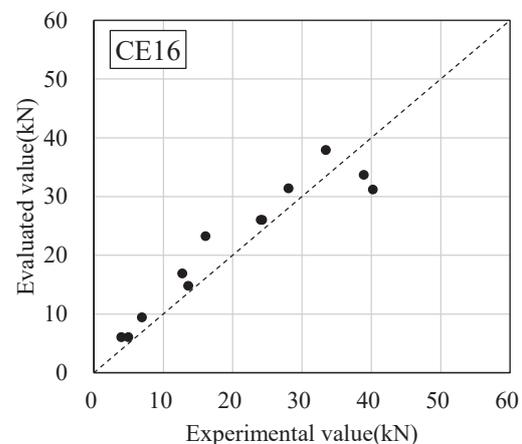


図 4-2 実験値と推定値の比較 (CE16 シリーズ)

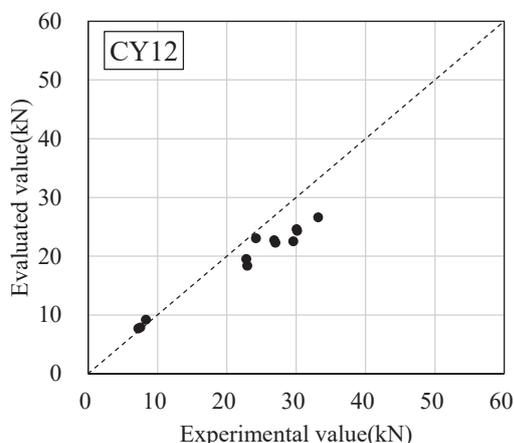


図 4-3 実験値と推定値の比較 (CY12 シリーズ)

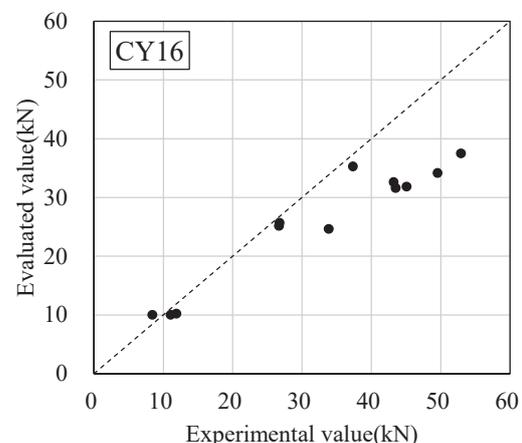


図 4-4 実験値と推定値の比較 (CY16 シリーズ)

- 5)田中勝、宮澤健二：鋼板添え板ボルト接合部のせん断耐力に関する研究-縁端距離を考慮した降伏耐力および終局耐力の提案式. 日本建築学会構造系論文集, 589, pp.143-148 (2005)
- 6)落合陽、青木謙治、稲山正弘：木材の割裂破壊耐力推定のための基礎的研究（第二報）部材寸法が繊維方向荷重時の割裂耐力に及ぼす影響. 木材学会誌, 64(3), pp.94-104 (2018)
- 7)落合陽、青木謙治、稲山正弘：木材の割裂破壊耐力推定のための基礎的研究（第三報）繊維方向荷重時の割裂破壊メカニズムと耐力推定手法の提案. 木材学会誌, 64(5), pp.195-204 (2018)
- 8)Yo Ochai, Kenji Aoki, Masahiro Inayama: Research on proposing



写真 付録-1 CE12Q 破壊状況
ドリフトピン：l=30mm, 曲げなし
木材：縁距離 1.5d-1.5d, 厚 30mm, 引張破壊

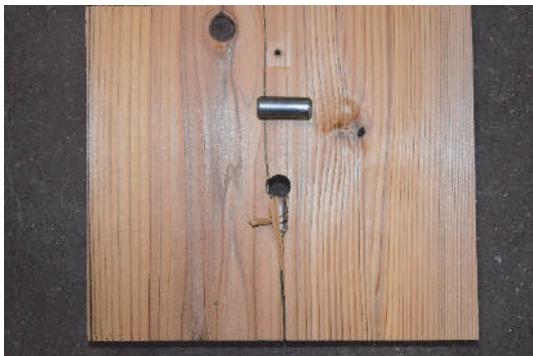


写真 付録-3 CE12S 破壊状況
ドリフトピン：l=30mm, 曲げなし
木材：縁距離 9d-9d, 厚 30mm, 割裂破壊



写真 付録-5 CE12U 破壊状況
ドリフトピン：l=60mm, 曲げなし
木材：縁距離 1.5d-9d, 厚 60mm, せん断破壊

an estimation method of splitting strength in timber loaded parallel to wood grain. Proceedings of WCTE2018, CON-06-02 (2018)

- 9)Yo Ochiai, Kenji Aoki, Masahiro Inayama: Research on evaluation method of splitting in timber on drift pinned joint with steel inserted plate. Proceedings of SWST/JWRS 2018 Joint Convention, pp620-624 (2018)
- 10)蒲池健、稲山正弘、安藤直人：鋼板挿入式ボルト・ドリフトピン接合部における荷重-すべり特性の評価法. 日本建築学会構造系論文集, 627, pp.795-802 (2008)
- 11)平井卓郎、沢田稔：側材に木材を用いたボルト接合部の剪断耐力-荷重が材軸方向に作用する場合. 木材学会誌,



写真 付録-2 CE12R 破壊状況
ドリフトピン：l=30mm, 曲げなし
木材：縁距離 1.5d-9d, 厚 30mm, せん断破壊



写真 付録-4 CE12T 破壊状況
ドリフトピン：l=60mm, 曲げなし
木材：縁距離 1.5d-1.5d, 厚 60mm, 引張破壊



写真 付録-6 CE12V 破壊状況
ドリフトピン：l=60mm, 曲げなし
木材：縁距離 9d-9d, 厚 60mm, 割裂破壊

28(11), pp.695-698 (1982)

12)小松幸平：集成材骨組構造の解析（第2報）実験による検証. 木材学会誌,35(3), pp.201-211 (1989)

<付録>

スギ・ドリフトピンφ12の試験体について、代表的な破壊性状の写真を、写真付録-1～12にまとめ、付録として掲載する。

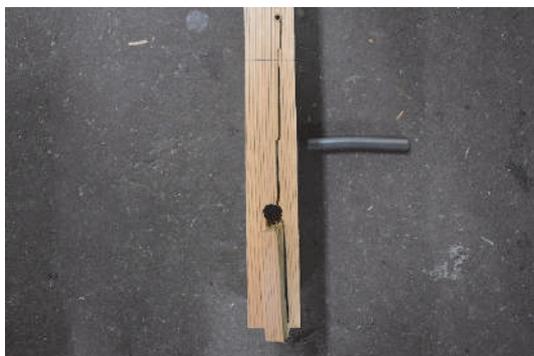
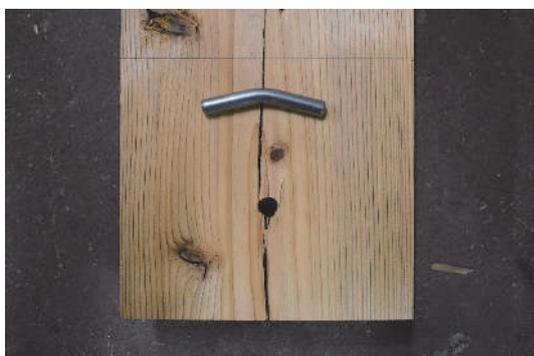


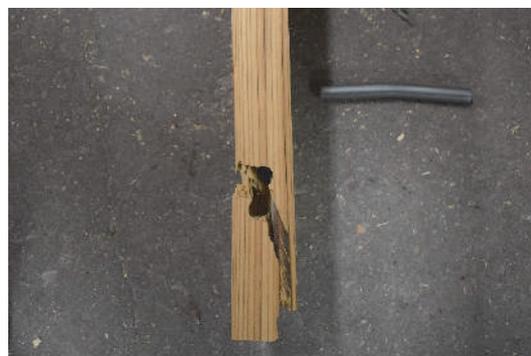
写真 付録-7 CE12W 破壊状況
ドリフトピン：l=90mm, 曲げ小
木材：縁距離 1.5d-1.5d, 厚 90mm, せん断破壊



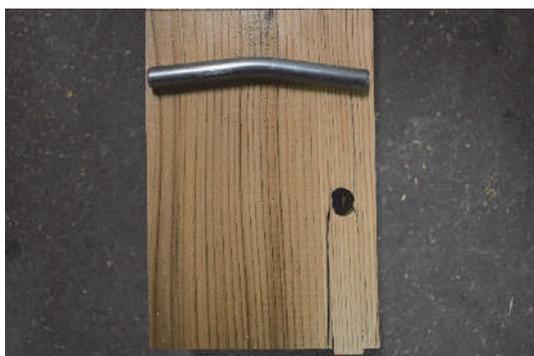
図付録-8 CE12X 破壊状況
ドリフトピン：l=90mm, 曲げ小
木材：縁距離 1.5d-9d, 厚 90mm, 引張破壊



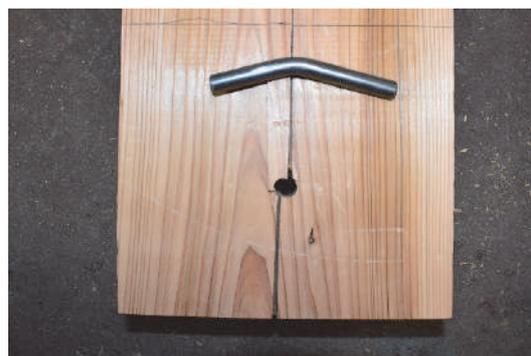
図付録-9 CE12Y 破壊状況
ドリフトピン：l=90mm, 曲げ大
木材：縁距離 9d-9d, 厚 90mm, 割裂破壊



図付録-10 CE12A 破壊状況
ドリフトピン：l=120mm, 曲げ小
木材：縁距離 1.5d-1.5d, 厚 120mm, 引張破壊



図付録-11 CE12D 破壊状況
ドリフトピン：l=120mm, 曲げ中
木材：縁距離 1.5d-9d, 厚 120mm, せん断破壊



図付録-12 CE12G 破壊状況
ドリフトピン：l=120mm, 曲げ大
木材：縁距離 9d-9d, 厚 120mm, 割裂破壊